

Выводы. Теория аналитического решения функционального уравнения удара С.П. Тимошенко уточнена путем учета полилинейного деформационного и степенного скоростного упрочнения конструкционного материала. Возможность возникновения пластических деформаций учтена применением варианта метода упругих решений динамической деформационной теории пластичности, что позволяет учитывать накопление остаточных деформаций.

Список литературы: 1. *Голоскопов Е.Г., Филиппов А.П.* Нестационарные колебания деформируемых систем. – Киев: Наукова думка, 1977. – 340 с. 2. *Филиппов А.П.* Колебания деформируемых систем. – М.: Машиностроение, 1970. – 734 с. 3. *Ильюшин А.А.* Пластичность. – М.; Л.: Гостехиздат, 1948. – 378 с. 4. *Филиппов А.П.* Действие ударных и импульсных нагрузок на стержни и пластины с учетом упругопластической области деформирования // Избр. пробл. прикл. механики. – М. – 1974. – С. 691-699. 5. *Воробьев Ю.С., Колодяжный А.В., Севрюков В.И., Янотин Е.Г.* Скоростное деформирование элементов конструкций. – Киев: Наукова думка, 1989. – 192 с. 6. *Колодяжный А.В., Севрюков В.И.* Ударные и импульсные воздействия на конструкции и материалы. – Киев: Наукова думка, 1986. – 168 с. 7. *Вольмир А.С.* Нелинейная динамика пластин и оболочек. – М.: Наука, 1972. – 432 с. 8. *Степанов Г.В.* Упруго-пластическое деформирование и разрушение материалов при импульсном нагружении. – К.: Наукова думка, 1991. – 228 с. 9. *Снедон И.* Преобразование Фурье. – М.: Изд-во иностр. лит., 1955. – 667 с.

Поступила в редколлегию 25.06.2008

УДК 539.434

Ю.Н.ГАЛАГАН, С.В.ЛЫСЕНКО, канд. техн. наук;
Г.И.ЛВОВ, докт.техн.наук; НТУ «ХПИ»

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ НЕИЗОТЕРМИЧЕСКОЙ ПОЛЗУЧЕСТИ С УЧЕТОМ АНИЗОТРОПНОЙ ПОВРЕЖДАЕМОСТИ

Розглянута математична модель неізотермічної повзучості для випадку анізотропної пошкоджуваності. Визначальні співвідношення швидкості деформації повзучості та кінематичне рівняння розвитку пошкоджуваності вважаються залежними від температури. Для описання анізотропної поведінки пошкоджуваності використовується тензор 2-го рангу. Наведена методика визначення констант повзучості, яка ґрунтується на даних існуючих експериментальних даних.

A mathematical model of nonisothermal creep for anisotropic damage case is considered. Constitutive relation of creep rate and kinematic equation of damage evolution are assumed temperature dependent. A second range tensor is used for description damage. A technique based on existing experimental curves for the identification of material creep constants is presented.

Большая часть инженерных конструкций в течение длительного времени работают в условиях повышенных температур и сложных нагрузок. В результате этого в элементах конструкций развиваются необратимые деформации и накапливается повреждаемость. Таким образом расчет ползучести с учетом накопления повреждаемости, а также определение остаточного времени до разрушения являются необходимым условием при расчете длительной прочности конструкции. Многочисленные исследования работы конструкций ука-

зывают на то, что распределение действующих температур носит неоднородный характер. В случае простых нагружений более адекватной для применения является теория изотропной повреждаемости. В общем случае, при сложных программах нагрузки, повреждаемость носит анизотропный характер. Анизотропный характер повреждаемости может быть учтен путем введения для его описания тензорной переменной внутреннего состояния материала. Недостаточное количество экспериментов, необходимых для подтверждения предложенных концепций, не позволяют выбрать подходящую модель материала для описания развития повреждаемости. Следовательно, невозможно сделать выводов относительно точности и универсальности какого-либо из предложенных методов.

1. Изотропная повреждаемость. Одним из возможных вариантов описания изотропной ползучести с учетом повреждаемости является модель, предложенная Л.М. Качановым и Ю.Н. Работновым [3]. Данная модель хорошо подходит для описания поведения ползучести и повреждаемости материала при одноосном и многоосном напряженном состоянии и приемлема для всех 3-х стадий ползучести.

Л.М. Качановым [11] был введен в рассмотрение параметр повреждаемости ω , который может быть представлен как отношение полной площади поперечного сечения одноосного образца (A) к площади повреждений на этом поперечном сечении (A_ω). Эффективная площадь (площадь без повреждений) \tilde{A} тогда примет вид $\tilde{A} = A - A_\omega$. Следовательно, эффективное напряжение может быть представлено как отношение приложенной силы F к эффективной площади:

$$\tilde{\sigma} = \frac{F}{\tilde{A}} = \frac{F}{A(1-\omega)} = \frac{\sigma}{1-\omega}; \quad (1)$$

Для учета температурной зависимости возможно использование соотношения в виде функции Аррениуса [1]:

$$A(T) = A \cdot \exp(-Q_\alpha / R \cdot T) \quad \text{и} \quad B(T) = B \cdot \exp(-Q_\beta / R \cdot T). \quad (2)$$

В случае одноосного напряженного состояния основные соотношения теории ползучести имеют следующий вид:

$$\frac{d\varepsilon^{cr}}{dt} = A(T) \cdot H(\varepsilon^{cr}) \cdot \left(\frac{\sigma}{1-\omega} \right)^n; \quad (3)$$

$$\frac{d\omega}{dt} = B(T) \cdot \frac{\sigma^m}{(1-\omega)^l} \quad (4)$$

В уравнениях (1-4) ε^{cr} обозначает деформацию ползучести; t – время; σ – одноосное напряжение; Q_α и Q_β – энергии активации; T – абсолютную температуру; A, B, C, n, m, k, l – константы ползучести материала; ω – скалярный параметр повреждаемости ($0 \leq \omega \leq \omega_*$), где ω_* является критическим значением параметра повреждаемости, соответствующим значению времени до разрушения t_* .

Для случая многоосного напряженного состояния данная модель будет иметь следующий вид:

$$\dot{\varepsilon} = \frac{3}{2} \cdot \frac{\varepsilon_{\text{экв}}^{cr}}{\sigma_{vM}} s; \quad \dot{\varepsilon}_{\text{экв}}^{cr} = A \cdot \exp\left(-\frac{h}{T}\right) \cdot \left(1 + C \cdot \exp\left(-\frac{\varepsilon_{\text{экв}}^{cr}}{k}\right)\right) \cdot \left(\frac{\sigma_{vM}}{1-\omega}\right)^n; \quad (5)$$

$$\dot{\omega} = B \cdot \exp\left(-\frac{p}{T}\right) \cdot \frac{\langle \sigma_{\text{экв}}^{\omega} \rangle^m}{(1-\omega)^l}. \quad (6)$$

В формулах (5), (6) $\dot{\varepsilon}_{\text{экв}}^{cr}$ – тензор скорости деформации ползучести;

$\sigma_{vM} = \left[\frac{3}{2} s \cdot s \right]^{1/2}$ – интенсивность напряжений; s – девиатор тензора напряжений; $\sigma_{\text{экв}}^{\omega}$ – эквивалентное напряжение, используемое в форме, предложенной в [6]:

$$\sigma_{\text{экв}}^{\omega} = \alpha \sigma_I + (1 - \alpha) \sigma_{vM}. \quad (7)$$

Необходимо заметить, что развитие повреждаемости происходит при положительном эквивалентном напряжении, что подразумевает выполнение условия несжимаемости:

$$\langle \sigma_{\text{экв}}^{\omega} \rangle = \sigma_{\text{экв}}^{\omega} \quad \text{для} \quad \sigma_{\text{экв}}^{\omega} > 0 \quad \text{и} \quad \langle \sigma_{\text{экв}}^{\omega} \rangle = 0 \quad \text{для} \quad \sigma_{\text{экв}}^{\omega} \leq 0. \quad (8)$$

В уравнении (7) σ_I означает максимальное главное напряжение; α – весовой коэффициент, отражающий влияние главных напряжений на эволюцию повреждаемости. Для определения данного коэффициента требуется проведение большого количества дорогостоящих и длительных экспериментов. В разное время у разных авторов можно наблюдать значения коэффициента α , приведенные для определенных материалов. Например, в работе [12] приведены экспериментально полученные значения $\alpha = 0,15$ при температуре 700 °С для никелевого сплава и $\alpha = 0$ для сплава титана при температуре 650 °С. Для жаропрочных сталей, которые используются, например, в производстве элементов паровых турбин [5], принято принимать коэффициент α равным 0,3, как усредненное значение.

2. Анизотропная повреждаемость. Рассмотрим математическую модель анизотропной повреждаемости, построенной на предположении, что повреждаемость имеет место только в плоскости перпендикулярной максимальным главным напряжениям. В данном случае принято вводить в рассмотрение так называемый тензор эффективных напряжений.

В общем случае тензор условных напряжений может быть переведен в тензор эффективных напряжений с помощью тензора 4-го ранга. Экспериментальные исследования материалов [5] позволили сделать предположение, что с достаточной точностью возможно введение тензора 2-го ранга для преобразования тензоров напряжений. С учетом данного предположения, Мураками и Оно [8] была разработана теория ползучести сплошной среды с учетом повреждаемости для металлов и сплавов, в основе которой лежит введение в рассмотрение симметричного тензора повреждаемости 2-го ранга D .

Тензор эффективных напряжений в этом случае будет иметь вид:

$$\tilde{\sigma} = \frac{1}{2}(\sigma \cdot \Phi + \Phi \cdot \sigma) \text{ с учетом } \Phi = [I - D]^{-1} \quad (9)$$

или

$$\tilde{\sigma} = (1 - D)^{-1/2} \cdot \sigma \cdot (1 - D)^{-1/2} \quad (10)$$

где I – единичный тензор второго ранга, а D – это симметричный тензор повреждаемости второго ранга.

На данный момент не существует единого феноменологического подхода в моделировании анизотропной ползучести с учетом повреждаемости. Очень сложно судить о возможности использования разных имеющихся моделей анизотропной ползучести в связи с ограниченным количеством экспериментальных данных, которые позволили бы доказать достоверность той или иной модели.

В результате проведения металлографических наблюдений в меди и сталях, было выявлено, что пустоты, вызванные ползучестью с учетом повреждаемости, развиваются в большей степени на границах зерен перпендикулярно максимальным растягивающим напряжениям $\tilde{\sigma}_I$, что приводит к уменьшению эффективной площади поперечного сечения. Скорость формирования пустот обусловлена величиной эквивалентного напряжения. Данная модель может быть сформулирована следующим образом:

$$\sigma_{\Omega}^{\text{экв}} = \alpha \tilde{\sigma}_I + (1 - \alpha) \tilde{\sigma}_{vM}, \quad \tilde{\sigma}_{vM} = \left[\frac{3}{2} \tilde{S} \cdot \tilde{S} \right]^{1/2}; \quad (11)$$

$$\langle \sigma_{\Omega}^{\text{экв}} \rangle = \sigma_{\Omega}^{\text{экв}} \text{ для } \sigma_{\Omega}^{\text{экв}} > 0, \langle \sigma_{\Omega}^{\text{экв}} \rangle = 0 \text{ для } \sigma_{\Omega}^{\text{экв}} \leq 0,$$

где \tilde{S} представляет собой девиатор тензора эффективных напряжений $\tilde{\sigma}$, а $\tilde{\sigma}_I$ – это максимальное положительное значение $\tilde{\sigma}$, и в данном случае оно совпадает с первым главным эффективным напряжением.

Тогда, основываясь на предложенной Мураками и Оно [8] теории, уравнение для тензора скорости повреждаемости может быть сформулировано следующим образом:

$$\dot{\Omega} = B \left[\langle \sigma_{\Omega}^{\text{экв}} \rangle \right]^k [n_I \cdot \Phi \cdot n_I]^l n_I \otimes n_I, \quad (12)$$

где n_I – это главное направление, которое в данном случае соответствует первому главному напряжению $\tilde{\sigma}_I$.

С целью лучшего согласования экспериментальных данных с теоретическими С. Мураками было предложено ввести модифицированный тензор эффективных напряжений $\hat{\sigma}$, который позволил бы учесть уменьшение эффективной площади поперечного сечения. В неповрежденном состоянии данный тензор должен совпадать со значением σ . Таким образом, следует представить $\hat{\sigma}$ в следующем виде:

$$\hat{\sigma} = \alpha_s \sigma + \frac{1}{2} \beta_s (\sigma \cdot \Phi + \Phi \cdot \sigma) + \frac{1}{2} (1 - \alpha_s - \beta_s) (\sigma \cdot \Phi^2 + \Phi^2 \cdot \sigma), \quad (13)$$

где α_s, β_s – это константы ползучести материала.

Данное выражение для эффективного напряжения допускает предположение, что относительная часть площади сечения пустот в материале исследуемой конструкции мала.

При подстановке модифицированного тензора напряжений $\hat{\sigma}$ и его девиаторной части \hat{S} в уравнение закона Нортона, определяющее уравнение ползучести с учетом анизотропной повреждаемости может быть представлено в виде:

$$\dot{\varepsilon}^{cr} = \frac{3}{2} \cdot \frac{\dot{\varepsilon}_{экр}^{cr}}{\hat{\sigma}_{vM}} \hat{S}; \quad \dot{\varepsilon}_{экр}^{cr} = A \cdot \exp\left(-\frac{h}{T}\right) \cdot (\hat{\sigma}_{vM})^n, \quad (14)$$

где модифицированная интенсивность напряжений за фон Мизесом:

$$\hat{\sigma}_{vM} = \left[\frac{3}{2} \hat{S} \cdot \hat{S} \right]^{\frac{1}{2}}.$$

3. Идентификация констант ползучести. Для определения констант ползучести требуется проведение большого количества длительных и дорогостоящих экспериментов. Рассмотрим методику определения констант для случая одноосного напряженного состояния, предложенную в [10], которая основана на обработке имеющихся данных в виде экспериментальных кривых ползучести.

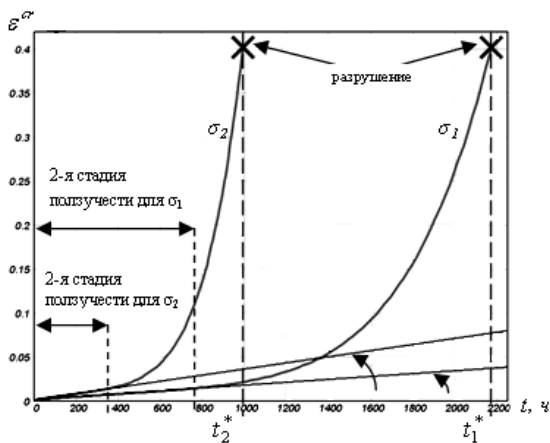


Рисунок 1 – Кривые ползучести стали при температуре 550° С

Кривые ползучести (см. рис. 1), как правило, имеют хорошо выраженную вторую стадию ползучести. На этой стадии процесс ползучести протекает с минимальной постоянной во времени скоростью $\dot{\varepsilon}_{\min}^{cr}$, которая зависит от напряжений и температуры. Экспериментально лучше всего подтвердила свою состоятельность степенная зависимость минимальной скорости деформации ползучести от напряжений в виде:

$$\dot{\varepsilon}^{cr} = A \cdot \sigma^n, \quad (15)$$

где A и n для каждого материала зависят от температуры.

Соотношение (15) достаточно хорошо согласуется с данными опытов и удобно для использования в расчетах [9].

Допустим, что имеется набор экспериментальных значений времени (t_1, t_2, \dots, t_n) , которым соответствует набор значений деформаций ползучести $(\varepsilon_1, \varepsilon_2, \dots, \varepsilon_n)$. Используя линейную функцию вида:

$$\varepsilon = \dot{\varepsilon}_{\min}^{cr} t \quad (16)$$

можно провести аппроксимацию имеющихся экспериментальных данных методом наименьших квадратов (МНК). В формуле (16) $\dot{\varepsilon}_{\min}^{cr}$ представляет собой коэффициент наклона линейной функции, который может быть представлен в виде:

$$\dot{\varepsilon}_{\min}^{cr} = \frac{\sum_{i=1}^n \varepsilon_i t_i - t \sum_{i=1}^n \varepsilon_i}{\sum_{i=1}^n (t_i)^2 - t \sum_{i=1}^n t_i}. \quad (17)$$

Константы материала A и n определяются из установившейся стадии ползучести. Логарифмируя соотношение (15) получим выражение (18), откуда следует справедливость линейной зависимости между логарифмами минимальной скорости деформации ползучести и напряжениями, что подтверждается для практики с достаточной точностью графиками, приведенными на рис. 2:

$$\lg \dot{\varepsilon}_{\min}^{cr} = \lg A + n \lg \sigma, \quad (18)$$

где n – угол наклона функции (18). Имея в наличии серию кривых ползучести, можно определить набор значений минимальных скоростей ползучести $\dot{\varepsilon}_{\min 1}^{cr}, \dot{\varepsilon}_{\min 2}^{cr}, \dots, \dot{\varepsilon}_{\min k}^{cr}$, которые соответствуют фиксированным напряжениям $\sigma_1, \sigma_2, \dots, \sigma_k$ при фиксированных значениях температур T_1, T_2, \dots, T_k , где k – количество экспериментальных напряжений, t – количество экспериментальных температур, соответствующих участкам установившейся стадии ползучести. Полученные результаты могут быть изображены в виде точек в логарифмических координатах $(\lg \dot{\varepsilon}_{\min}^{cr}, \lg \sigma)$ и позволяют вычислить константу ползучести n :

$$n = \frac{k \sum_{i=1}^k (\lg \dot{\varepsilon}_{\min i}^{cr} \cdot \lg \sigma_i) - \sum_{i=1}^k \lg \dot{\varepsilon}_{\min i}^{cr} \sum_{i=1}^k \lg \sigma_i}{k \sum_{i=1}^k \lg \sigma_i^2 - \left(\sum_{i=1}^k \lg \sigma_i \right)^2} \quad (19)$$

и набор температурно-зависимых констант ползучести A_j ($j = 1, 2, \dots, k$) с помощью МНК и аппроксимирующей функции в виде (18):

$$\lg A_j = \lg \dot{\varepsilon}_{\min i}^{cr} - n \lg \sigma_i = \frac{\sum_{i=1}^k \lg \sigma_i \left(\sum_{i=1}^k \lg \dot{\varepsilon}_{\min i}^{cr} \cdot \sum_{i=1}^k \lg \sigma_i - \left(\sum_{i=1}^k \lg \dot{\varepsilon}_{\min i}^{cr} \cdot \lg \sigma_i \right) \right)}{k \sum_{i=1}^k \lg \sigma_i^2 - \left(\sum_{i=1}^k \lg \sigma_i \right)^2}. \quad (20)$$

Вторая стадия ползучести представляет собой массив данных (A_j, T_j) $j = 1, 2, \dots, k$, который может быть достаточно точно аппроксимирован МНК с помощью функциональной зависимости от температуры в форме Аррениуса, имеющей следующий вид:

$$A(T) = a \cdot \exp(-h/T). \quad (21)$$

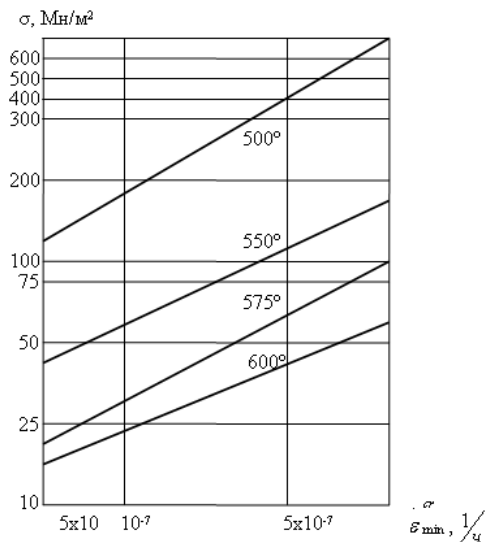


Рисунок 2 – График зависимостей напряжения от минимальной скорости деформации ползучести для стали 60Х

В полулогарифмических координатах данная функция (21) является линейной и содержит константы ползучести материала a и h , которые могут легко быть определены при наличии значений 2-х фиксированных температур (T_1, T_2):

$$a = \frac{A(T_1)}{\exp(-h/T_1)} = \frac{A(T_2)}{\exp(-h/T_2)}; \quad h = \frac{T_1 \cdot T_2 \cdot \ln(A(T_1)/A(T_2))}{T_1 - T_2}.$$

В уравнении скорости повреждаемости (4) константа ползучести l_j представляет собой величину кривизны участка третьей стадии ползучести и определяет величины критической деформации ползучести ($\epsilon_1^*, \epsilon_2^*, \dots, \epsilon_\phi^*$). Для диапазона фиксированных температур и напряжений ($\sigma_1, \sigma_2, \dots, \sigma_\phi$) с четко выраженной третьей стадией ползучести, соответствующих времени до разрушения ($t_1^*, t_2^*, \dots, t_\phi^*$) она может быть представлена как:

$$l_i(T_j) = n - 1 + \frac{n}{\left[\left(\frac{\epsilon_i^*}{A \cdot \exp(-h/T) \cdot (\sigma_i^*)^n \cdot t_i^*} \right) - 1 \right]}, \quad (j = 1, 2, \dots, t, i = 1, 2, \dots, \phi). \quad (22)$$

В выражении (24) ϕ – количество экспериментальных значений напряжений, t – количество экспериментальных значений температур, которые соответствуют экспериментальным кривым ползучести с явно выраженным участком третьей стадии ползучести.

Экспериментальные кривые длительной прочности, которые представляют собой зависимость времени до разрушения ($t_1^*, t_2^*, \dots, t_\phi^*$) от приложенного напряжения ($\sigma_1, \sigma_2, \dots, \sigma_\phi$) могут быть аппроксимированы МНК, используя функцию, линейную в двойных логарифмических координатах, следующего вида:

$$\lg t^* = -\lg[(l+1) \cdot B] - m \lg \sigma, \quad (23)$$

Независимая от температуры константа m , определяет наклон функции (23) и может быть определена с помощью МНК в следующем виде:

$$m = - \frac{\left[\phi \sum_{i=1}^{\phi} (\lg t_i^* \cdot \lg \sigma_i) + \left(\sum_{i=1}^{\phi} \lg t_i^* \right) \left(\sum_{i=1}^{\phi} \lg \sigma_i \right) \right]}{\left[\phi \sum_{i=1}^{\phi} \lg \sigma_i^2 - \left(\sum_{i=1}^{\phi} \lg \sigma_i \right)^2 \right]}. \quad (24)$$

Аналогично можно определить набор зависимых от температуры констант B_j ($j = 1, 2, \dots, t$):

$$\lg[(l+1) \cdot B_j] = - \frac{\left[\sum_{i=1}^{\phi} \lg \sigma_i \left(\left(\sum_{i=1}^{\phi} \lg t_i^* \right) \left(\sum_{i=1}^{\phi} \lg \sigma_i \right) - \left(\sum_{i=1}^{\phi} (\lg t_i^* \cdot \lg \sigma_i) \right) \right) \right]}{\left[\phi \sum_{i=1}^{\phi} \lg \sigma_i^2 - \left(\sum_{i=1}^{\phi} \lg \sigma_i \right)^2 \right]}. \quad (25)$$

Третья стадия ползучести представляется массивом данных (B_j, T_j), где $j = 1, 2, \dots, t$ и может быть достаточно точно аппроксимирована с помощью МНК, используя температурную зависимость в виде функции Аррениуса, которая является линейной в полу логарифмических координатах:

$$B(T) = b \cdot \exp(-p/T) \quad (26)$$

Константы ползучести материала b и p для двух фиксированных значений температур могут быть определены как:

$$b = \frac{B(T_1)}{\exp(-p/T_1)} = \frac{B(T_2)}{\exp(-p/T_2)}, \quad p = \frac{T_1 \cdot T_2 \cdot \ln(B(T_1)/B(T_2))}{T_1 - T_2}.$$

Для получения аналитического выражения деформации ползучести для первой стадии ползучести необходимо пренебречь влиянием второй и третьей стадий ползучести в выражении (5). Незвестными константами на первой стадии ползучести являются C и k . Для их определения необходимо выполнить следующие действия: в диапазоне фиксированных величин температур T_1, T_2, \dots, T_t , где t – количество значений температур, выбрать кривые ползучести с явно выраженным участком первой стадии ползучести; для выбранных кривых определить максимальные значения деформации ползучести в конце

участков первой стадии ползучести в виде: $(\varepsilon_{\max 1}^{T1}, \varepsilon_{\max 2}^{T1}, \dots, \varepsilon_{\max t}^{T1}), (\varepsilon_{\max 1}^{T2}, \varepsilon_{\max 2}^{T2}, \dots, \varepsilon_{\max t}^{T2}), \dots, (\varepsilon_{\max 1}^{Tl}, \varepsilon_{\max 2}^{Tl}, \dots, \varepsilon_{\max t}^{Tl})$; из полученного ряда значений про- извести отбор максимальных значений деформаций для каждой температуры. В результате чего, например, можно получить следующий набор максималь- ных величин ползучести $(\varepsilon_{\max 1}^{T1}, \varepsilon_{\max 2}^{T2}, \dots, \varepsilon_{\max t}^{Tl})$. Кривые ползучести, отвечающие данному ряду значений могут быть аппроксимированы функцией (26) с помо- щью МНК. В результате можно определить константы ползучести первой ста- дии C и k для каждой из температур:

$$\varepsilon = k \cdot \ln \left[(1 + C) \exp \left(\frac{\theta}{k} \right) - C \right], \quad \text{где} \quad \theta = A \cdot \exp \left(-\frac{h}{T} \right) \cdot \sigma^n \cdot t. \quad (27)$$

Общее значение констант для всего диапазона температур вычисляет как среднее арифметическое:

$$C = \frac{C_1 + C_2 + \dots + C_t}{t}; \quad k = \frac{k_1 + k_2 + \dots + k_t}{t}.$$

Выводы. В реальных условиях работы элементов конструкций имеет ме- сто неизотермическая ползучесть с учетом повреждаемости, причем развитие повреждаемости носит анизотропный характер. Применение теории, рассмат- ривающей скалярный параметр повреждаемости, предполагает частный слу- чай анизотропной повреждаемости, расчет которой требует больших затрат времени. Необходимо усовершенствовать имеющуюся методику для вычисле- ния основных констант ползучести для общего случая неизотермической пол- зучести с учетом анизотропной повреждаемости.

Список литературы: 1. Gorash E., Lvov G., Harder J., Kostenko Y., Wieghardt K. Comparative analysis of the creep behaviour in a power plant component using different material models // Creep and Fracture in High Temperature Components – Design and Life Assessment Issues, ECCO, IMechE, Lon- don, UK. – 2005. – 12 p. 2. Perrin I.J., Hayhurst D.R. Creep constitutive equations for a 0.5Cr-0.5Mo-0.25V ferritic steel in the temperature range 600-675 °C // Journal of Strain Analysis. – Vol. 31, no. 4, ImechE. – 1996. – PP. 299-314. 3. Kachanov L.M. Izvestiya Akad. Nauk. SSSR, Otd. Tekhn. Nauk. // Mechanics and Machine-building. – Vol. 8. – 1958. – PP. 26-31. 4. Rabotnov Y.N. The problems of strength of materials and structures // Moscow: Science, 1959. – PP. 5-7. 5. Hyde T.H., Sun W. and Williams J.A. Creep analysis of pressurized circumferential pipe weldments – a review // J. Strain Analysis. – Vol. 38, no. 1, ImechE. – 2003. – PP. 1-29. 6. Leckie F.A., Hayhurst D.R. Constitutive equations for creep rupture, Acta Metallurgica, 25, Pergamon Press. – 1977. – PP. 1059-1070. 7. Dyson B.F., McLean D. Creep of Nimonic 80A in torsion and tension // Metal Sci. 11. – 1977. – P. 37-45. 8. Skrzypek J., Ganczarski A. Modelling of Material Damage and Failure of Structures // Springer-Verlag, Berlin, 1998. 9. Murakami S. and Ohno N. A continuum theory of creep and creep damage. Creep in structures // Edited by A.R.S. Ponter and D.R. Hayhurst. Springer Verlag, Hrsg, 1981. – P. 422–443. 10. Малинин Н.Н. Прикладная теория пластичности и ползучести. – М.: Машиностроение, 1968. 11. Гораеш Е.Н., Лысенко С.В., Львов Г.И. Изотермическая ползучесть и повреждаемость элементов паровых турбин // Вестник НТУ ХПИ. – 2006. – № 21. – С. 79-88. 12. Качанов Л.М. О времени разрушения в условиях ползучести // Известия Академии Наук СССР. – Ленинград. – 1958. – С. 26-31. 13. Becker A.A., Hyde T.H., Xia L. Numerical analysis in creep in components // Journal of strain analysis. – Vol. 29, no. 3, ImechE. – 1994. – PP. 185-192.

Поступила в редакцию 09.07.2008.